

---

# 면내 압축력을 받는 플랫 플레이트 슬래브에 대한 모멘트 증대법

Moment Magnifier Method for RC Flat Plate Subject to  
Combined Axial Compressive and Floor Load



박홍근\*

Park, Honggun

---

## ABSTRACT

This paper presents a numerical study for developing the moment magnifier method that is applicable to RC flat plates subject to combined axial compressive and floor load. For the nonlinear finite element analysis, a computer program addressing material and geometric nonlinearities was developed. The flat plates to be studied are designed in accordance with the Direct Design Method in Korean Building Code for Structural Concrete. This paper proposes the buckling force and the moment magnification factor for the flat plate under the governing load condition that is the combined vertical and subsequently applied uniaxial compressive load. The buckling force is defined with two ingredients: the buckling coefficient and the effective flexural rigidity. Parametric studies are performed to investigate variations of the buckling coefficient and the effective flexural rigidity. Based on the numerical results, this paper provides the design values of the buckling coefficient and the effective flexural rigidity, and the design procedure for the moment magnifier method.

keywords : axial force, flat plate, moment magnifier method, slenderness, two-way slab

---

\* 정회원, 서울대학교 건축학과 전임강사

• 본 논문에 대한 토의를 1999년 6월 30일까지 학회로 보내  
주시면 1999년 8월호에 토의회답을 게재하겠습니다.

# 1. 서론

깊은 지하구조물에는 외벽을 통하여 토압과 수압에 의한 큰 횡하중이 전달되며, 이 횡하중은 지하층 슬래브에 면내 압축력을 발생시킨다. 따라서 깊은 지하층의 슬래브는 수직방향의 바닥하중뿐만 아니라 면내의 압축력을 동시에 받는다 (Fig. 1). 이 압축력은 슬래브에 세장효과를 일으켜서 슬래브의 강도를 저하시킬 수 있다. 이러한 수직방향의 바닥하중과 면내의 압축력을 동시에 받는 플랫폼슬래브의 거동이 이전의 논문<sup>3)</sup>에서 저자에 의하여 연구되었다.

일반적으로 세장효과에 대한 연구는 압축과 휨의 비례하중을 받는 기둥과 같은 선형부재에 대하여 이루어져왔다. 그러나, 지하층의 슬래브에 작용하는 수직방향의 중력하중은 면내 압축력을 일으키는 토압 및 수압과 무관하며, 따라서 수직하중과 면내 압축하중이 동시에 그리고 비례적으로 작용한다고 볼 수 없다. 면내압축하중이 재하되기 전에 극한 수직하중이 재하될 수 있으며, 그 반대 현상이 나타날 수 있다. 또한, 한 방향의 횡하중은 그 직각방향의 횡하중과 무관할 수 있으므로, 1축 또는 2축압축력이 슬래브에 재하될 수 있다. 이와 같이 압축을 일으키는 면내하중과 휨을 일으키는 수직하중의 하중조합 및 하중재하순서가 일정하지 않으며, 이러한 하중조합과 하중재하순서에 대하여 이전의 연구<sup>3)</sup>에서 심도있는 연구가 이루어 졌다. 이 연구결과에 따르면, 수직하중 재하후 1축압축력이 재하된 경우(수직-1축압축의 조합하중), 플랫폼슬래브의 강도가 가장 작은 것으로 평가되어, 이 수직-1축압축의 조합하중이 플랫폼슬래브의 강도를 결정하는 지배하중조건으로 판명되었다. 또한 이 연구에서는 이 지배하중을 받는 슬래브에 대한 변수 연구를 통하여 슬래브 강도의 변화를 연구하였으며, 이 해석결과를 바탕으로 압축재하능력과 바닥하중 재하능력의 관계곡선을 이용하는 바닥하중 증대법을 제안하였다. 이 방법은 압축과 휨모멘트의 조합응력을 고려할 필요없이 증대된 수직하중에 대하여 슬래브를 단순 휨 부재로 설계할 수 있어서 설계하기 편리하나, 직접설계법<sup>1)</sup>에 의하여 설계된 연속 슬래브에만 적용할 수 있는 단점

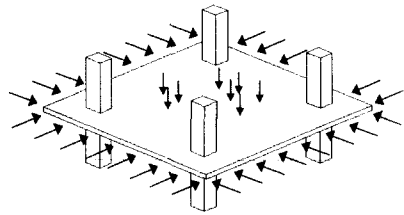


Fig. 1 Flat Plate Subject to Combined In-Plane Compressive and Out-of-Plane Floor Load

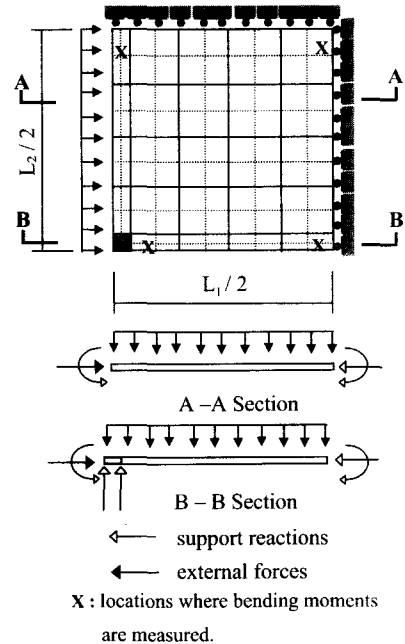


Fig. 2 Finite Element Model of Flat Plate

을 갖고 있다. 따라서, 보다 다양한 형상, 하중 및 단부조건을 갖는 슬래브에 대한 세장효과를 고려하기 위하여, 기둥에 사용되는 모멘트 증대법과 같은 보다 일반적인 설계방법이 필요하다.

이 논문에서는 지배하중인 수직-1축압축의 조합하중을 받는 플랫폼슬래브에 적용할 수 있는 모멘트 증대법을 제안하고자 한다. 이를 위하여 이전의 연구<sup>3)</sup>에서 개발된 재료와 기하학적 비선형효과를 고려하는 수치해석프로그램을 사용하였다. 이 수치해석방법은 Ghoneim와 MacGregor<sup>7)</sup>가 실시한, 4 변이 단순 지지되어 있는 철근콘크리트 판에 대한 실험과의 비교를 통하여 검증되었다. 이 수치해석프로그램의 소개 및 검증은 이전의 연구논문<sup>3)</sup>에 수록되어 있다.

Table 1 Summary of Analytical Program for Flat Plates

Model	$L_1$ cm	$L_2$ cm	$h$ cm	$f'_c$ kg/cm <sup>2</sup>	$E_c$ t/cm <sup>2</sup>	load condition
PC1,PC2,PC3	600	600	17	240	230	V-U
PD1,PD2,PD3	900	600	25	240	230	V-U
PE1,PE2,PE3	1200	600	35	240	230	V-U
PF1,PF2,PF3	600	900	25	240	230	V-U
PG1,PG2,PG3	600	900	15	240	230	V-U
PH1,PH2,PH3	600	600	17	350	280	V-U
PI1,PI2,PI3	600	600	20	240	230	V-U
PJ1,PJ2,PJ3	600	600	15	240	230	V-U
PK1,PK2,PK3	600	600	13.5	240	230	V-U

Note : Column size = 60cm x 60cm for 600cm x 600cm plates  
 = 80cm x 80cm for other plates

V-U : Vertical load and subsequently applied uniaxial compressive load ( $P_1:P_2=1:0$ )

Table 2 Reinforcement Ratios for Flat Plates

Model	long span				short span				w t/m <sup>2</sup>
	column strip		middle strip		column strip		middle strip		
	ends %	center %	ends %	center %	ends %	center %	ends %	center %	
PC1	0.483	0.201	0.155	0.133	0.483	0.201	0.155	0.133	1.1
PC2	1.040	0.412	0.315	0.270	1.040	0.412	0.315	0.270	2.2
PC3	1.647	0.615	0.467	0.399	1.647	0.615	0.467	0.399	3.2
PD1,PF1,PG1	0.480	0.200	0.154	0.132	0.283	0.120	0.075	0.075	1.1
PD2,PF2,PG2	1.025	0.410	0.314	0.269	0.586	0.243	0.092	0.079	2.2
PD3,PF3,PG3	1.610	0.611	0.464	0.397	0.884	0.358	0.135	0.116	3.2
PE1	0.431	0.183	0.141	0.121	0.183	0.078	0.075	0.075	1.1
PE2	0.924	0.373	0.286	0.245	0.374	0.157	0.075	0.075	2.2
PE3	1.429	0.554	0.423	0.362	0.555	0.230	0.075	0.075	3.3
PH1,PI1,PJ1,PK1	0.483	0.201	0.155	0.133	0.483	0.201	0.155	0.133	-
PH2,PI2,PJ2,PK2	1.040	0.412	0.315	0.270	1.040	0.412	0.315	0.270	-
PH3,PI3,PJ3,PK3	1.647	0.615	0.467	0.399	1.647	0.615	0.467	0.399	-

Note : Minimum reinforcement is 0.075%(=0.15%/2) at the top and the bottom.

Concrete cover + 1/2 diameter of a bar = 3cm.

$F_s = 4$  t/cm<sup>2</sup>,  $E_s = 2100$  t/cm<sup>2</sup>, w = factored vertical load per unit area.

## 2. 해석모델

플랫플레이트 슬래브의 거동은 단부조건, 연속되는 스패ん길이의 비, 하중조건 등에 의하여 영향을 받는다. 이 논문에서는 플랫플레이트 슬래브에 대한 기초적인 연구로서, Fig. 1과 같은 일반적인 연속슬래브를 다음과 같은 가정을 이용하여 이상화하였다. 1) 모든 슬래브는 각방향 같은 경

간 길이의 직사각형 평면을 갖는다. 2) 전단파괴는 일어나지 않는다. 3) 기둥은 수직방향 이외에 다른 지지력을 제공하지 않는다. 4) 모든 슬래브는 같은 크기의 균등히 분포된 수직하중과 면내 축하중을 받으며 따라서 수직방향 처짐과 좌굴이 동시에 발생한다. 위의 가정에 의하여, 연속된 플랫플레이트 슬래브는 네 개의 모서리 기둥을 갖는 하나의 판으로 이상화할 수 있으며 다시 Fig.

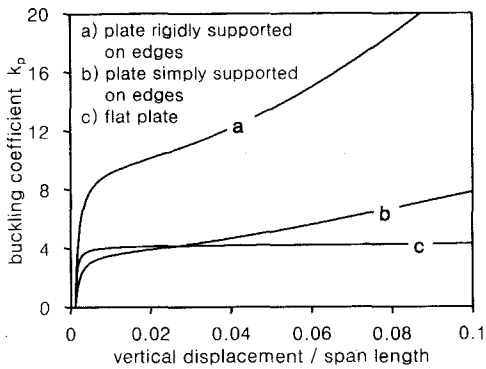


Fig. 3 Buckling Coefficients of Square Plates with Different Support Conditions

2에 나타난 바와 같이 대칭성을 이용하여 1/4 모델로 축소할 수 있다.

수치해석연구에 사용된 슬래브의 해석모델의 특성이 Table 1와 2에 요약되어 있다. 이 슬래브들은 일반적인 바닥하중의 범위인 1 - 3 t/m<sup>2</sup>에 대하여 국내 철근콘크리트계산규준<sup>(1)</sup>의 직접설계법에 의하여 설계되었으며, 지배하중조건인 수직-1축압축의 조합하중을 받고 있다. PG, PJ, PK를 제외한 모든 슬래브의 두께는 두방향 슬래브의 최소두께인  $L_m/33$ <sup>(4)</sup>을 만족하고 있다. 철근비와 철근의 배치는 직접설계법을 따르고 있으나, 하단근은 슬래브 전체에 걸쳐 연속되도록 배치하였다.

### 3. 좌굴하중

Fig. 2에 나타난 플랫플레이트 슬래브의 모델에서는 면내 압축력의 재하위치가 슬래브 모서리의 처짐에 따라 움직이므로 좌굴하중을 이론적으로 파악하기는 어렵다. 따라서, 다른 형상비를 갖는 플랫플레이트 슬래브의 좌굴하중을 구하기 위한 수치해석을 실시하였다. 이 해석에서는 탄성재료특성과 기하학적 비선형을 고려하였으며, 하중조건으로서 지배하중조건인 수직-1축압축의 조합하중을 사용하였다.

Timoshenko 와 Gere<sup>(12)</sup>는 4변이 단순지지된 판에 대한 좌굴하중을 유도하였다. 다른 지지조건을 갖는 판의 좌굴하중은 지지조건에 따라

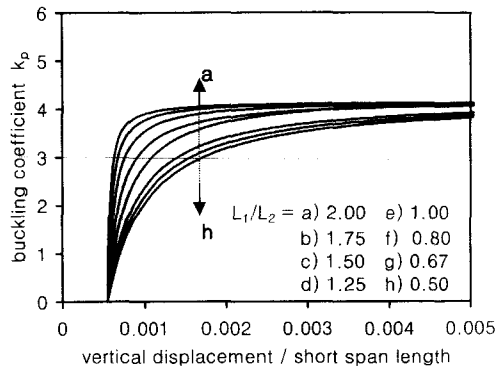


Fig. 4 Buckling Coefficients of Flat Plates with Different Aspect Ratios

변화하는 좌굴계수  $k_p$ 에 의하여 정의될 수 있다. 정방형 평면의 판에 대하여 좌굴하중은 다음과 같다.

$$P_{cr} = \frac{k_p \pi^2 D}{L^2}, \quad D = \frac{E h^3}{12(1-\nu^2)} \quad (1)$$

여기서  $D$ 는 탄성휨강성이다. Fig. 3는 서로 다른 지지조건을 갖는 정방형 평판, 즉 4변이 단순지지된 판, 4변이 고정된 판, 그리고 연속된 플랫플레이트의 좌굴계수를 비교하고 있다. 이 판들의 크기 및 재료의 탄성계수는 Table 1의 PC1과 같다. 이 그림은 압축력에 의한 수직처짐의 증가에 따른 좌굴계수의 변화를 나타내고 있다. 이 그림에 나타난 바와 같이 플랫플레이트 슬래브의 좌굴계수는 4로서 4변 단순지지 판의 이론적인 좌굴계수와 동일하며, 또한 양단이 고정된 압축재의 좌굴계수와 동일하다.

Fig. 4는 다른 형상비( $L_1/L_2$ )를 갖는 플랫플레이트 슬래브의 좌굴계수  $k_p$ 를 비교하고 있다. 이 그림에서  $L_1$ 과  $L_2$ 는 각각 1축압축력의 재하방향과 그 직각방향의 경간길이를 나타낸다. 직사각형 평면의 플랫플레이트에 대하여 Eq. 1의 좌굴하중 및 좌굴계수에 대한 정의는 다음과 같이 변경된다.

$$P_{cr} = \frac{k_p \pi^2 D}{L_1^2}, \quad k_p = \frac{P L_1^2}{\pi^2 D} \quad (2)$$

여기서 Eq. 1의  $L$  은  $L_1$  으로 변경된다. Fig. 4에 나타난 바와 같이  $L_1$  과  $L_2$  의 비에 관계없이 모든 좌굴계수는 4로 수렴한다. 이는, 직사각형 평면의 플랫플레이트 슬래브의 좌굴하중은 1축압축하중과 같은 방향의 경간길이  $L_1$  과 관계가 있으며  $L_2$  와는 무관함을 가리킨다. 이 좌굴하중에 대한 플랫플레이트 슬래브의 모드형상은 이전의 연구논문<sup>(3)</sup> 의 Fig. 9에 나타난 바와 같다.

#### 4. 모멘트 증대계수

Timoshenko와 Gere<sup>(12)</sup>는 4변 단순지지 판에 대한 변위 및 휨모멘트 증대계수를 유도하였다. 이 연구에서는 Eq. 2의 좌굴하중에 의하여 정의되는 다음과 같은 모멘트 증대계수를 플랫플레이트 슬래브에 적용한다.

$$M_1 = \delta_1 M_{01} \quad M_2 = \delta_2 M_{02}$$

$$\delta_{1,2} = \frac{1}{1 - \frac{P}{P_{cr}}} \quad (3)$$

$M_{01}$  와  $M_{02}$  는 순수 수직하중에 의하여 발생된, 1축압축의 재하방향 및 그 직각방향의 1차 휨모멘트이며,  $\delta_{1,2}$  는 각 방향의 휨모멘트와 관련된 모멘트증대계수이다. 슬래브내 휨모멘트분포는 슬래브의 형상 및 그 위치에 따라서 균일하지 않으므로, 그와 관련된 모멘트증대계수 및 좌

굴계수의 분포도 균일하지 않다. 또한, 압축과 인장균열에 의한 슬래브 단면의 손상에 의하여 휨강성이 저하된다. 이러한 좌굴계수와 휨강성의 변화를 고려한 좌굴하중은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$P_{cr} = \frac{k_m \pi^2 D_{eff}}{L_1^2} \quad (4)$$

$k_m$  은 슬래브의 형상 및 슬래브내 각 위치에 따라 변화하는 좌굴계수이며,  $D_{eff}$  는 압축과 인장균열에 의하여 저하된 휨강성을 나타내는 유효휨강성이다.

#### 5. 좌굴계수

슬래브내의 각 위치와 슬래브의 형상비에 따른  $k_m$  의 변화를 조사하기 위한 수치해석연구를 수행하였다. 수치해석의 방법 및 해석모델은 앞서 기술된 좌굴하중에 대한 수치해석연구에 사용된 바와 같다. Eq. 3와 4에서 모멘트증대계수와 관련된 좌굴계수를 다음과 같이 정의할 수 있다.

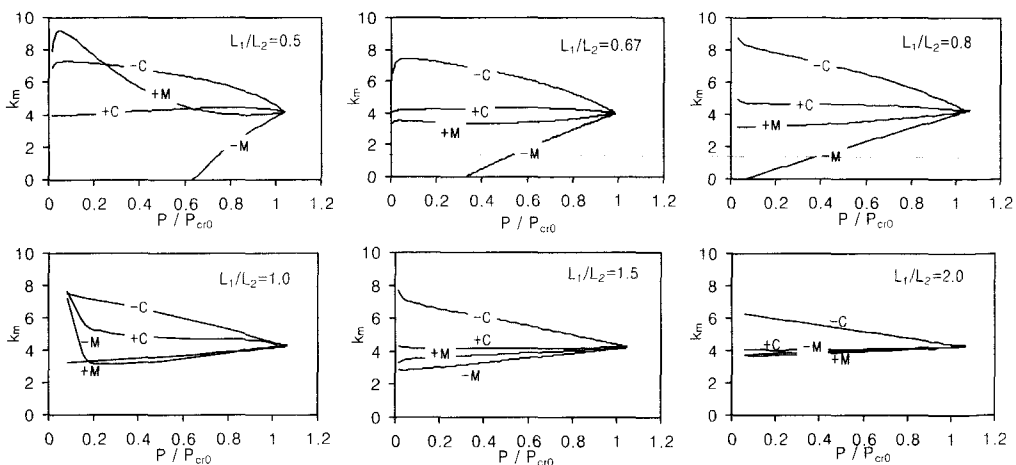
$$k_m = \frac{P L_1^2}{\left(1 - \frac{M_0}{M}\right) \pi^2 D} \quad (5)$$

여기서는 탄성휨강성을 사용하며, 유효휨강성에 대한 연구는 후에 기술된다. 슬래브의 각기 다른 위치에서 휨모멘트  $M$  과  $M_0$  를 측정한다면

Table 3 S value

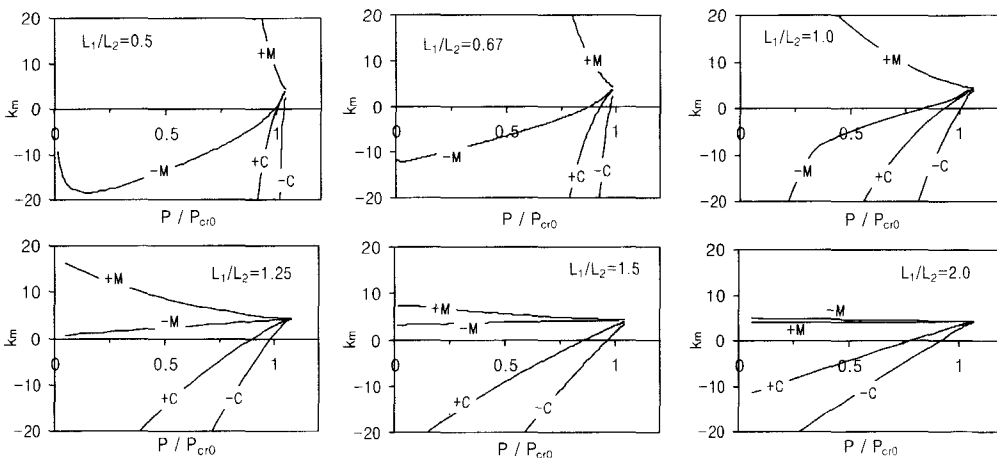
locations		$L_1/L_2$						
		0.5	0.67	0.8	1.0	1.25	1.5	2.0
parallel to uniaxial load	C	4	-4	-4	-4	4	-4	-4
	+C	0	0	0	0	0	0	0
	-M	10	5.7	4.5	0	0	0	0
	+M	0	0	0	0	0	0	0
perpendicular to uniaxial load	-C	n	n	n	n	n	n	n
	+C	n	n	n	n	n	n	n
	-M	n	n	n	20	4	0	0
	+M	n	n	n	n	-12	-4	0

Note: 'n' : There is no need to consider the corresponding bending moment.



-C : negative moment in column strip    -M : negative moment in middle strip  
 +C : positive moment in column strip    +M : positive moment in middle strip

Fig. 5 Buckling Coefficients for Bending Moments in the Direction Parallel to Uniaxial Load.



-C : negative moment in column strip    -M : negative moment in middle strip  
 +C : positive moment in column strip    +M : positive moment in middle strip

Fig. 6 Buckling Coefficients for Bending Moments in the Direction Perpendicular to Uniaxial Load.

$k_m$  을 구할 수 있다.  $k_m$  이 측정되는 위치는 Fig. 2에 나타나 있다.

Fig. 5는 1축압축력의 재하방향에서 측정된 휨모멘트에 대한 좌굴계수를 나타내고 있다. 이 그림에서  $P_{cr0}$  는  $k_p = 4$ 인 경우의 좌굴하중을 가리킨다. Fig. 5에 나타난 바와 같이 모든  $k_m$  은 4에 수렴하며, 그 분포는 주간대의 부모멘트

를 제외한 슬래브내 모든 위치에서 슬래브의 형상비에 관계없이 유사하다.  $L_1/L_2 < 1$ 인 경우, 주간대의 부모멘트에 대한  $k_m$  은  $P/P_{cr0}$  가 증가함에 따라 음수에서 양수로 변화한다. 이는  $P/P_{cr0}$  가 증가함에 따라 부모멘트가 감소하며 결국 정모멘트로 변화한다는 것을 의미한다.

Fig.6는 1축압축하중에 대한 직각방향의 좌

좌굴계수를 나타내고 있다. 이 그림에 나타난 바와 같이,  $L_1 / L_2 > 1$ 인 경우에 대한 주간대의 좌굴계수를 제외한 모든 좌굴계수는 큰 양수 또는 음수를 나타내고 있다. 음수의  $k_m$ 은 해당 휨모멘트가 감소한다는 것을 가리키며 큰 양수의  $k_m$ 은 휨모멘트의 증가가 미미하다는 것을 가리킨다. 따라서 큰 양수 또는 음수의  $k_m$ 에 해당하는 휨모멘트는 고려할 필요가 없다. 반면에  $L_1 / L_2 > 1$ 인 경우에 대한 주간대의 좌굴계수는 작은 정수를 나타내므로 이에 해당하는 휨모멘트는 반드시 고려하여야 한다.

Fig. 5와 6에 나타난 바와 같이  $P/P_{cr0}$ 의 값에 대한 좌굴계수분포의 특징을 발견할 수 있다. 즉,  $P/P_{cr0}$ 가 증가함에 따라 각 위치의 좌굴계수는 선형으로 증가하거나 감소하며 중국에는 4에 수렴함을 관찰할 수 있다. 따라서 좌굴계수는  $(P/P_{cr0}, k_m) = (1, 4)$ 를 지나는 선으로 이상화할 수 있다.

$$k_m = S(P/P_{cr0}) + (4 - S) \quad (6)$$

여기서  $S$ 는 이 직선의 기울기이며, 슬래브내 각 위치와 슬래브의 형상비 ( $L_1 / L_2$ )에 따라 변화하는 값으로서 Table 3에 요약되어 있다. 표에 나타나지 않은  $L_1 / L_2$ 에 대한  $S$  값은 표에 나타난 값을 직선보간하여 사용할 수 있다.  $S$ 와  $k_m$ 의 부호로서 해당 휨모멘트를 고려할 필요가 있는지를 판별할 수 있다.  $S < 0$ 인 경우 해당 휨모멘트는 반드시 고려하여야 한다.  $S > 0$ 이면  $k_m > 0$ 인 경우에만 휨모멘트를 고려하며 이때 휨모멘트의 부호는 바뀌어야 한다.

설계과정을 보다 단순화하기 위하여 안전측으로서 다음과 같은 좌굴계수를 사용할 수 있다. 1축압축하중과 평행한 방향에서 주열대의 부모멘트에 대하여  $S = -4$ 를 갖는  $k_m$ 을 사용한다. 다른 휨모멘트에 대해서는  $k_m = 4$ 를 사용한다.  $L_1 / L_2 < 1$ 인 경우 주간대의 부모멘트에 대하여  $k_m = 4$ 이며, 이때 부모멘트는 같은 위치에서 정모멘트로 바뀐다.  $L_1 / L_2 > 1$ 인 경우 1축압축하중과 직각방향에서 주간대의 정모멘트와 부모멘트에 대하여  $k_m = 4$ 를 사용한다.

## 6. 유효휨강성

유효휨강성은 Eq. 5와 6으로부터 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$D_{eff} = \frac{P L_1^2}{(4 - S) \pi^2} \left( \frac{1}{1 - M_0/M} - \frac{S}{4} \right) \quad (7)$$

슬래브내의 각 위치에서  $M_0, M, P$ 를 측정한다면  $D_{eff}$ 을 구할 수 있다.

철근비, 형상비, 콘크리트 강도, 세장비에 대한 유효휨강성의 변화를 조사하기 위하여 이전의 연구<sup>(3)</sup>에서 실시한 것과 같은 변수연구를 실시하였다. 이전의 연구에서는 연구결과로서 압축재하 능력과 바닥중재하능력의 관계곡선을 조사하였으나 본 연구에서는 유효휨강성의 변화를 조사하였다.

Table 1과 2에 나타난 바와 같이 PC1, PC2, PC3는 각각 1.1, 2.2, 3.2 t/m<sup>2</sup>의 바닥하중을 받도록 설계되었다. Fig. 7은 PC2의 1축압축력 방향의 주열대에서 부모멘트와 압축력의 관계를 나타내고 있다. 이 그림에 나타난 바와 같이, 수직하중후 1축압축력을 받는 슬래브에 대한 압축력과 휨모멘트의 관계는 여러 참고문헌에서 볼 수 있는 비례하중을 받는 기둥의 압축력과 휨모멘트의 관계와는 다르다는 것을 관찰할 수 있다.

Fig. 8은 1축압축력 방향의 유효휨강성  $D_{eff}$

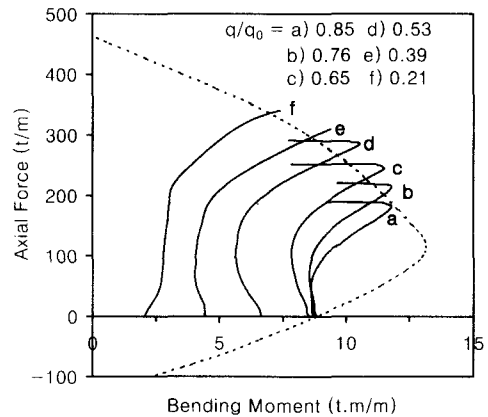


Fig. 7 Relations of Axial Force and Negative Bending Moment of Column Strip for PC2

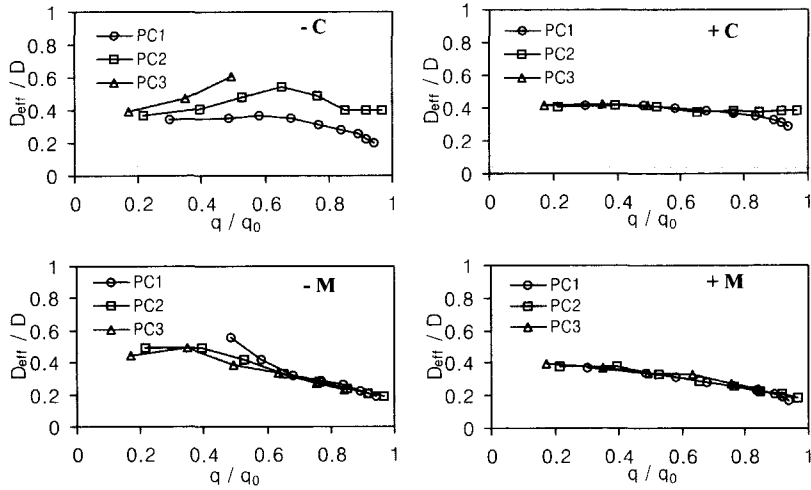


Fig. 8 Variations of Effective Flexural Rigidities for Bending Moments in the Direction of Uniaxial Load (PC series with L1:L2=6:6)

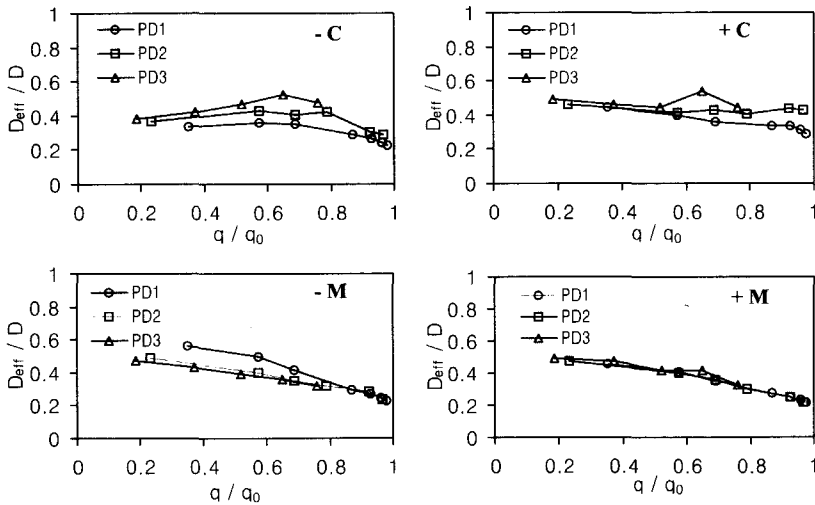


Fig. 9 Variations of Effective Flexural Rigidities for Bending Moments in the Direction of Uniaxial Load (PD series with L1:L2=9:6)

의 변화를 보여주고 있다. 여기서  $q$  는 재하된 바닥하중을 가리키며,  $q_0$  는 슬래브의 바닥하중 재하능력을 가리킨다. 이 그림에 나타난 바와 같이 일반적으로  $D_{eff}$  는  $q/q_0$  가 증가함에 따라 감소한다. 그 이유는  $q/q_0$  이 증가함에 따라서 휨균열과 면외방향 처짐이 증가하며, 이로 인하여 세장효과가 가속화하기 때문이다. 그림에 나타난 바와 같이  $q/q_0$  가 증가함에 따라 주간대의  $D_{eff}$  가 주

열대의  $D_{eff}$  보다 빨리 감소한다. 또한, 주열대의 부모멘트에 대하여 철근비가 증가함에 따라  $D_{eff}$  가 증가함을 관찰할 수 있다. 그러나 다른 위치의 모멘트에 대해서는 철근비에 의한  $D_{eff}$  의 변화를 관찰하기 어렵다.

PC, PD, PE 슬래브는  $L_1/L_2 = 1.0, 1.5, 2.0$ 의 다른 형상비를 갖고 있으나, 거의 같은 세장비를 갖도록 설계되었다. 이 슬래브들은



수직하중과 이후 장변방향으로 재하되는 1축압축력을 받고 있다. Fig. 9는 PD2에 대하여 1축압축력 방향에서 측정된 유효휨강성을 보여주고 있다. Fig. 8과 9의 비교에서 형상비에 관계없이 비슷한 유효휨강성분포를 나타내고 있음을 알 수 있다.

앞서 기술한 좌굴계수에 대한 연구에 따르면,  $L_1 / L_2 > 1$  경우 1축압축력의 직각방향에서 주간대의 정모멘트와 부모멘트가 압축력의 세장효과에 의하여 증가된다. Fig. 10는 압축력의 직각방향에서 주간대의 정모멘트에 대한 유효휨강성을 나타내고 있다. Fig. 9와 10을 비교하면, 직각방향의 휨강성이 압축력방향의 휨강성보다 약간 작은 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 그 이유는 직각방향의 단면이 철근비가 낮고 압축력 없이 순수한 휨모멘트를 받기 때문이다.

위에서 기술한 철근비와 형상비에 대한 연구와 더불어 하중방향, 콘크리트 강도, 세장비의 효과를 PG, PH, PI, PJ, PK 슬래브에 대하여 연구하였다. 이러한 유효휨강성의 변화를 조사하기 위한 모든 변수연구의 해석결과가 Fig. 11에 요약되어 있다. Fig. 11(a)와 (b)는 각각 주열대와 주간대의 유효휨강성  $D_{eff}$  를 나타내고 있다. 본 연구에서는 이 종합적인 해석 결과를 토대로 그림에 나타난 바와 같은  $D_{eff}$  의 설계곡선을 제안하고 있다. 이 설계곡선은 수치통계적인 결과는 아니며, 단순히 수치해석결과의 최소 값을 가리킨다. 그림에서 나타난 바와 같이  $D_{eff}$  는  $q/q_0$  의 식으로 표현된다. 주열대의  $D_{eff}$  는  $q/q_0$  가 증가함에 따라서 0.35D 에서 0.2D 로 감소하며, 주간대의  $D_{eff}$  는 0.4D에서 0.15D로 감소한다. MacGregor와 Hage<sup>(9)</sup>는 수직하중을 받는 두방향 슬래브에 대하여 0.25D를 제안하였으며, 국내 철근콘크리트계산규준<sup>(1)</sup> 및 ACI 318-95<sup>(4)</sup>는 압축재에 대하여 철근비의 영향을 포함하는  $0.2E_cI_g + E_sI_{sc}$  을 제안하고 있다. Fig. 8과 9에 나타난 바와 같이 플랫폼슬래브의 주열대의 부모멘트에 대해서도 철근비의 영향이 관찰되었다. 그러나, 플랫폼슬래브의 철근비가 낮고 그 분포가 균일하지 않으므로  $D_{eff}$  를 철근비의 식으로 정의하는 것은 적절하지 않다.

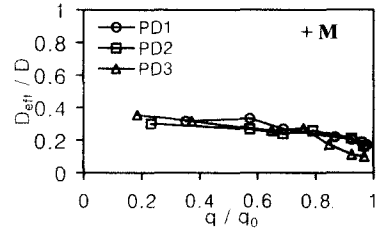


Fig. 10 Variations of Effective Flexural Rigidities for Bending Moments in the Direction Perpendicular to Uniaxial Load (PD series with L1:L2=9:6)

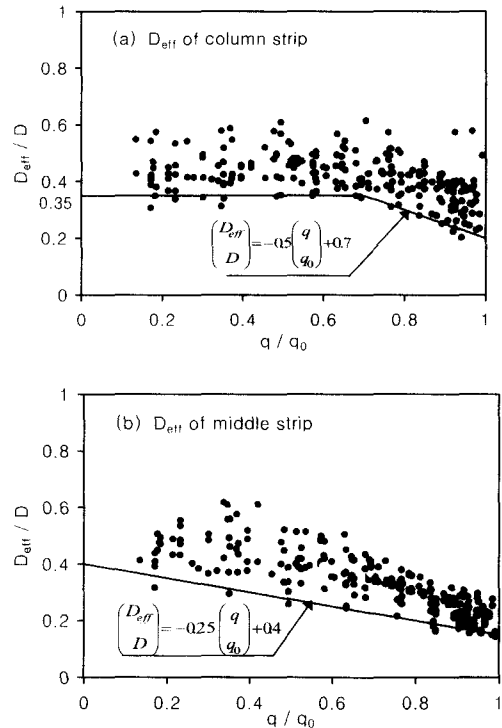


Fig. 11 Proposed Effective Flexural Rigidity

## 7. 모멘트증대법

이 논문에서 제안한 좌굴계수와 유효휨강성을  $\beta q$ , 3의 모멘트증대계수의 산정에 사용할 수 있다. 이러한 모멘트증대법을 사용하는 플랫폼슬래브의 설계과정은 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 1) 수직하중을 받는 플랫폼슬래브에 대하여 주간대와 주열대의 각 위치에서 각 방향 휨모멘트  $M_{01}$ ,  $M_{02}$  를 구한다.

Table 4 Summary of Design Example

	$l$ cm	$h$ cm	$l_n$ cm	$f_c$ kg/cm <sup>2</sup>	$E_c$ t/cm <sup>2</sup>	$F_y$ t/cm <sup>2</sup>	$P$ t/m	$q$ t/m <sup>2</sup>	$q_0$ t/m <sup>2</sup>	$q/q_0$	$D$ t.m <sup>2</sup> /m
pure vertical load	600	17	540	240	230.25	4		1.5	1.50	1.000	964.4
scheme 1	600	17	540	240	230.25	4	150	1.5	1.66	0.904	964.4
scheme 2	600	18	540	240	230.25	4	150	1.5	1.50	1.000	1144.8

Table 5 Design Parameters

locations		$D_{eff}$ t.m <sup>2</sup> /m	$P_{cr0}$ t/m	$S$	$k_m$	$P_{cr}$ t/m	$P/P_{cr}$	$\delta$	$M_0$ t.m/m	$M$ t.m/m	
scheme 1	column strip	end	238.3	261.0	-4	5.70	372.0	0.40	1.68	5.32	8.91
		center	238.3	261.0	0	4.00	261.0	0.57	2.35	2.29	5.38
	middle strip	end	167.4	183.3	0	4.00	183.3	0.82	5.50	1.77	9.75
		center	167.4	183.3	0	4.00	183.3	0.82	5.50	1.53	8.40
scheme 2	column strip	end	227.5	249.2	4	5.59	348.5	0.43	1.76	5.32	9.34
		center	227.5	249.2	0	4.00	249.2	0.60	2.51	2.29	5.75
	middle strip	end	171.0	187.3	0	4.00	187.3	0.80	5.00	1.77	8.89
		center	171.0	187.3	0	4.00	187.3	0.80	5.00	1.53	7.66

Table 6 Comparison of Reinforcement Ratios

		reinforcement ratio $\rho$ %			
		column strip		middle strip	
		end	center	end	center
pure vertical load h=17cm	top	0.819	--	0.258	--
	bottom	0.336	0.336	0.221	0.221
scheme 1 h=17cm	top	0.916	--	0.286	--
	bottom	0.373	0.373	0.245	0.245
scheme 2 h=18cm	top	0.705	--	0.224	--
	bottom	0.291	0.291	0.192	0.192

2) 한 방향의 1축압축력을 받는 슬래브에 대하여, Table 3으로부터 슬래브의 각 위치에서 좌굴 계수의 기울기  $S$ 를 구한다. 표에 나타나지 않은  $L_1/L_2$ 에 대한  $S$ 는 표에 나타난 값을 직선보간하여 사용할 수 있다.

3) 유효휨강성  $D_{eff}$ 를 Fig. 11의 설계곡선으로부터 구한다.  $D_{eff}$ 를 증가시키기 위해서는 슬래브의 수직하중 재하능력  $q_0$ 를 증가하여야 하며, 이때 슬래브의 각 위치는 최소한  $q_0$ 를 지지

할 수 있도록 설계되어야 한다.

4) 좌굴계수  $k_m$ 을 Eq. 6으로부터 구한다. 여기서  $P_{cr0}$ 는  $D_{eff}$ 와  $k_p=4$ 에 의하여 정의된다. 안전측으로서, Table 3에서  $S$ 가 'n'이 아닌 경우에 대하여  $k_m = 4$ 를 사용할 수 있다.

5)  $D_{eff}$ 와  $k_m$ 을 사용하여 Eq. 3의 증대휨모멘트  $M_1, M_2$ 를 구한다.  $S < 0$ 인 경우 해당 휨모멘트는 반드시 고려하여야 한다.  $S > 0$ 이면  $k_m > 0$ 인 경우에만 휨모멘트를 고려하며 이때

휨모멘트의 부호는 바뀌어야 한다.

6) 슬래브의 각 위치에서 1축압축력 방향의 단면을 증대휨모멘트  $M_1$  와 압축력을 받는 압축재로 설계한다. 반면에  $L_1 / L_2 > 1$ 인 경우 압축력에 직각방향의 단면을 증대휨모멘트  $M_2$  를 받는 순수 휨부재로 설계한다. 또한, 이 단면들은 수직하중에 의한 휨모멘트  $M_{01}$ ,  $M_{02}$  에 대해서도 검토하여야 한다.

7) 2 - 6단계의 설계과정을 직각방향의 1축 압축력을 받는 슬래브에 대하여 검토한다.

국내 철근콘크리트계산규준<sup>(1)</sup>의 압축재 설계법에 나타난 바와 같이 모멘트 증대계수의 산정시 크리이프효과와 강성감소계수가 고려되어야 하며, 따라서 이에 대한 연구가 필요하다.

Table 4 - 6은 정방향 슬래브에 대한 설계예제를 보여주고 있다. 이 예제에서는 강성감소계수와 크리이프효과가 고려되지 않았다. Table 4에 나타난 바와 같이 압축력에 의한 세장효과를 고려하기 위하여 두 가지의 설계방법이 사용되었다. 첫 번째 방법으로서 슬래브 두께를 17cm로 유지하며 철근비를 증가함으로써 증가된 수직하중재하능력  $q_0 = 1.11q$  를 갖도록 한다. 두 번째 방법은 슬래브의 두께를 18cm로 증가하며 수직하중재하능력을  $q_0 = q$  로 유지하는 것이다. 이 두 방법에 따른 설계계수들이 Table 5에 요약되어 있으며, 설계결과로서 슬래브 단면에 대한 철근비가 Table 6에 비교되어 있다.

표에 나타난 두가지 설계방법은 압축력을 지지하기 위하여 슬래브의 두께나 수직하중재하능력을 증가시키는 방법으로서, 슬래브내 전체적으로 수직하중재하능력  $q_0$  에 대하여 필요한 철근비의 분포가 유지된다. 그러나 필요한 경우에는 철근비를 국부적으로 증가하는 설계방법이 사용될 수도 있다. 이 경우 국부적인 철근비의 증가는 슬래브의 수직하중 재하능력  $q_0$  를 증가시킨다고 볼 수 없으므로  $q/q_0$  는 그대로 유지되어야 한다. 또한 이 방법을 사용하는 경우에 단면의 상단 또는 하단의 한쪽에 편중되도록 철근을 증가시키기도는 단면의 상하부에서 철근비가 같도록 철근을 증가함으로써 하중재하능력을 보다 효율적으로 증가시킬 수 있다. 그 이유는 철근비의 불균등

배치가 편심으로 인한 부가적인 모멘트를 일으키기 때문이다.

## 8. 결론

바닥하중과 토압 및 수압의 횡하중으로 인한 단면 압축력을 받는 플랫플레이트 슬래브의 설계에 적용할 수 있는 모멘트증대법을 개발하기 위하여 비선형 유한 요소해석을 사용하는 수치해석 연구를 실시하였다.

수치해석모델로서 국내 철근콘크리트계산규준의 직접설계법에 따라 설계된 플랫플레이트 슬래브가 사용되었다. 저자에 의한 이전의 연구논문에서 수직하중후 1축압축력의 조합하중이 슬래브의 강도를 지배하는 하중조건이라는 사실이 밝혀졌다. 본 연구에서는 이 지배하중을 받는 슬래브에 대하여, 모멘트 증대법의 설계계수로서 사용되는 좌굴계수와 유효휨강성의 변화를 조사하기 위한 변수연구를 실시하였다. 본 연구는, 수치해석결과를 토대로 주열대와 주간대의 각 위치에서 좌굴계수와 유효휨강성의 설계값을 제안하였으며, 이 설계값을 사용하는 모멘트증대법의 설계과정을 제안하였다. 이 수치해석연구를 통하여 다음과 같은 좌굴계수와 유효휨강성의 특성이 밝혀졌다.

- 1) 1축압축력을 받는 플랫플레이트 슬래브의 좌굴하중은 축하중 방향의 경간길이에 영향을 받으며 그 직각 방향의 경간길이와는 무관하다.
- 2) 좌굴계수는 슬래브내 각 위치와 슬래브의 형상비 ( $L_1 / L_2$ )의 비에 따라 변화하는 기울기를 갖는 직선에 의하여 이상화할 수 있다.
- 3)  $L_1 / L_2 < 1$ 인 경우, 압축력에 의한 세장효과에 의하여 주간대 단부의 부모멘트는 정모멘트로 바뀔 수 있다.
- 4)  $L_1 / L_2 > 1$ 인 경우, 1축압축력은 그 직각방향의 주간대의 휨모멘트를 증대시킨다.
- 5) 유효휨강성은  $q/q_0$  가 증가함에 따라 감소한다. 여기서  $q$  는 부하된 수직하중이며  $q_0$  는 슬래브의 수직하중재하능력이다. 주열대와 주간대의 최소 유효휨강성은 각각 0.2D와 0.15D이다.

이 논문의 연구결과는 수치해석결과를 근거로

하였으므로 이를 검증할 수 있는 실험연구가 수행되어야 한다. 플랫플레이트 슬래브에 대한 크리이프효과를 조사하기 위한 연구가 필요하며, 또한 다른 지지조건을 갖는 2방향 슬래브의 거동에 대한 연구가 필요하다.

### 감사의 글

본 연구는 서울대학교 공학연구소의 연구비 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

### 참고문헌

1. 대한건축학회, "극한강도설계법에 의한 철근콘크리트 구조계산규준 및 해설", 1994, pp.125-139.
2. 박홍근, "통합방법을 이용한 철근콘크리트부재의 비선형 유한요소해석", 한국콘크리트학회지, 제9권 제2호, pp.133-144.
3. 박홍근, "면내압축력 및 면외바닥하중을 받는 플랫 플레이트 슬래브", 한국콘크리트학회지, 제11권 제1호
4. American Concrete Institute, Building Code Requirements for Structural Concrete. ACI 318-95, pp.97-98, pp.207-226.
5. Aghayere, A. O. and MacGregor, J. G., "Tests of Reinforced Concrete Plates under Combined In-Plane and Transverse Loads", Structural Journal, ACI, Vol.87, No.6, pp.615-622.

6. Ghoneim, M. G. and MacGregor, J. G. "Tests of Reinforced Concrete Plates under Combined inplane and Lateral Loads", Structural Journal, ACI, Vol.91, No.1, pp.19-30.
7. Ghoneim, M. G. and MacGregor, J. G. "Behavior of Reinforced Concrete Plates under Combined inplane and Lateral Loads", Structural Journal, ACI, Vol.91, No.2, pp.188-197.
8. MacGregor J. G. "Design of Slender Concrete Columns-Revisited", Structural Journal, ACI, Vol.90, No.3, pp.302-309.
9. MacGregor J. G. and Hage, S. E. "Stability and Design of Concrete Frames", Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.103, No.10, pp.1953-1970.
10. Massicotte, B., MacGregor J. G. and Elwi, A. E., "Behavior of Concrete Panels Subjected to Axial and Lateral Loads", Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.116, No.9, pp.2324-2343.
11. Park, H. and Klingner, R. E., "Nonlinear Analysis of RC Members Using Plasticity with Multiple Failure Criteria", Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.123, No.5, pp.643-651.
12. Timoshenko, S. P. and Gere, J. M., Theory of Elastic Stability, Second Ed. McGraw-Hill Inc. 1961, pp319-347.

### 요 약

면외 바닥하중과 면내 압축력을 받는 플랫플레이트 슬래브에 적용할 수 있는 모멘트증대법을 개발하기 위하여 수치해석연구를 실시하였다. 수치해석연구를 위하여 재료와 기하학적 비선형효과를 고려한 비선형 유한요소 해석프로그램을 개발하였으며, 해석모델로서 국내 철근콘크리트계산규준의 직접설계법에 의하여 설계된 플랫플레이트 슬래브를 사용하였다. 본 연구는 지배하중조건인 수직하중후 1축압축력의 조합하중을 받는 슬래브에 대한 좌굴하중과 모멘트증대계수를 제안하였다. 좌굴하중은 두 개의 요소, 즉 슬래브의 기하학적 형태의 영향을 나타내는 좌굴계수와 압축과 인장 균열에 의한 손상정도를 나타내는 유효휨강성으로 정의된다. 변수연구를 통하여 좌굴계수와 유효휨강성의 변화를 연구하였으며, 이 수치해석결과를 바탕으로 좌굴계수와 유효휨강성의 설계값과, 이를 사용하는 모멘트증대법을 제안하였다.

(접수일자 1998.11.24)